

Penilaian Perbandingan Saiz Rasuk dan Model Separa Empirikal Tenaga Patah bagi Konkrit C20/25 di bawah Ujian Lenturan Tiga Titik

Zaim Omar^{1*}

¹ Pusat Pengajian Kejuruteraan Awam, Kampus Kejuruteraan Tuanku Syed Sirajuddin, Universiti Sains Malaysia, Jalan Transkrian, Nibong Tebal 14300, Pulau Pinang, Malaysia

*Corresponding author: cezaimom@usm.my

Abstrak

Tenaga patah merupakan parameter bahan yang penting untuk menerangkan permulaan dan perambatan retak dalam konkrit serta digunakan secara meluas dalam pemodelan konstitutif bagi analisis unsur terhingga. Kajian ini menyiasat tenaga patah konkrit biasa gred C20/25 menggunakan spesimen rasuk bertakuk yang diuji di bawah lenturan tiga titik. Objektif utama kajian ini adalah untuk menilai pengaruh saiz spesimen dan panjang bentang terhadap tenaga patah dengan mengekalkan nisbah air-simen dan saiz agregat yang malar. Tiga konfigurasi rasuk, iaitu NB-GF-L, NB-GF-M dan NB-GF-H, telah disediakan dan diuji. Sebelum ujian patah dijalankan, sifat bahan konkrit ditentukan secara eksperimen, termasuk kekuatan mampatan, kekuatan tegangan belahan, modulus keanjalan dan nisbah Poisson. Tenaga patah dikira menggunakan model kerja-patah Hillerborg dan dibandingkan dengan model ramalan daripada Bazant, CEB dan Oh. Pemerhatian eksperimen menunjukkan bahawa permulaan retak berlaku secara konsisten pada hujung takuk-U dan merambat secara beransur-ansur ke atas di bawah kadar beban terkawal, sekali gus mengesahkan tingkah laku patah lenturan mod-I. Model Hillerborg menghasilkan nilai tenaga patah antara 54.90 hingga 55.41 N/m, menunjukkan hanya sedikit perubahan dengan perubahan saiz rasuk dan bentang. Sebagai perbandingan, model Bazant, CEB dan Oh masing-masing meramalkan nilai tenaga patah sebanyak 35.21, 50.06 dan 61.44 N/m, dengan model CEB menunjukkan kesepadanan paling hampir dengan keputusan eksperimen. Secara keseluruhan, nilai tenaga patah wakil bagi konkrit ini diambil sebagai 55.12 N/m. Dapatan kajian menunjukkan bahawa bagi bancuhan konkrit yang digunakan, tenaga patah adalah relatif stabil walaupun terdapat sedikit variasi geometri, dan model Hillerborg menyediakan asas yang boleh dipercayai untuk analisis patah serta seterusnya pemodelan berangka.

Kata Kunci: Tenaga patah; Model Hillerborg; lenturan tiga titik; rasuk bertakuk; hukum pemisahan-daya tarikan

Article history:

Submitted: 02/02/2026; Revised: 12/05/2026; Accepted: 30/06/2026; Online: 30/06/2026

PENGENALAN

Penyiasatan terhadap tingkah laku peretakan konkrit telah menjadi semakin penting dalam mekanik struktur, khususnya kerana keupayaan tegangan konkrit lazimnya diabaikan dalam rumusan reka bentuk konvensional (Meh et al., 2026). Penggunaan pemodelan unsur terhingga yang semakin meluas terhadap struktur konkrit telah mendorong keperluan kepada kriteria kegagalan dan hubungan konstitutif yang lebih mantap bagi mewakili tingkah laku bahan tak linear secara tepat. Walaupun pendekatan mekanik patah telah digunakan sejak tahun 1960-an untuk meneliti tindak balas tegangan konkrit, banyak formulasi awal tidak dapat diaplikasikan secara langsung kepada konkrit. Kekangan ini berpunca terutamanya daripada sifat heterogen konkrit, tingkah laku pelembutan regangan yang ketara selepas permulaan retak, serta kesukaran untuk mengukur panjang retak berkesan secara tepat semasa perambatan patah (Esfahani, 2007).

Satu zon proses patah (FPZ) yang tipikal terbentuk di hadapan hujung retak dalam bahan rapuh dan mengalami pelembutan tegangan seperti konkrit di bawah lenturan tiga titik (Momber, 2003). Sebelum retak berlaku, bahan berkelakuan secara elastik; apabila kekuatan tegangannya dicapai, satu zon pelembutan terbentuk dan tegasan koheren menurun secara progresif dengan pertambahan bukaan retak (Shah & Ouyang, 1993). Konkrit lazimnya menunjukkan FPZ yang agak besar, membolehkan pertumbuhan retak yang stabil dan pengurangan tegasan secara beransur-ansur sebelum mencapai beban puncak, bukannya kegagalan mengejut. Saiz FPZ dipengaruhi oleh dimensi spesimen dan panjang retak awal. Bagi memodelkan tingkah laku ini, Hillerborg *et al.* (1976) memperkenalkan pendekatan retak koheren, di mana tegasan dinyatakan sebagai fungsi bukaan retak dan luas di bawah lengkung tegasan-bukaan retak mewakili tenaga patah. Dalam pemodelan berangka, elemen antaramuka berketebalan sifar sering dipilih untuk mensimulasikan FPZ dengan berkesan (Yang & Liu, 2008).

Tenaga patah ditakrifkan sebagai jumlah tenaga yang diperlukan untuk memulakan dan membatalkan retak bagi setiap unit luas permukaan patah dalam sesuatu bahan. Dalam konkrit, ia mewakili rintangan bahan terhadap pertumbuhan retak dan merupakan parameter penting untuk menerangkan evolusi kerosakan, tingkah laku pelembutan dan mekanisme kegagalan. Rahman *et al.* (2015) menilai secara eksperimen tenaga patah konkrit berbuih menggunakan kaedah kerja-patah Hillerborg, di mana tenaga patah ditentukan daripada luas di bawah lengkung beban-pesongan yang diperolehi daripada ujian lenturan tiga titik ke atas rasuk bertakuk. Kajian tersebut juga membandingkan keputusan eksperimen dengan model ramalan Bazant (Bazant, 2002), CEB (Comite-Euro-International-du-Beton, 1993) dan Oh (Oh *et al.*, 1999). Model CEB menganggarkan tenaga patah berdasarkan kekuatan mampatan dan saiz agregat maksimum, manakala model Bazant turut memasukkan nisbah air-simen, menjadikannya lebih peka terhadap komposisi campuran. Sebaliknya, model Oh bergantung pada kekuatan tegangan, modulus keanjalan, dan diameter agregat. Antara model ramalan tersebut, Bazant menunjukkan kesepadanan paling hampir dengan keputusan Hillerborg, khususnya bagi konkrit berbuih berketumpatan rendah, manakala CEB juga memberikan anggaran yang munasabah. Walau bagaimanapun, penulis melaporkan bahawa model Oh kurang sesuai untuk konkrit berbuih kerana ramalannya bergantung pada nilai kekuatan tegangan dan modulus keanjalan yang sukar ditentukan dengan tepat bagi bahan tersebut.

Sorotan kajian terdahulu menunjukkan bahawa tenaga patah konkrit sangat dipengaruhi oleh nisbah air-simen, saiz agregat maksimum, kekuatan mampatan dan modulus keanjalan. Secara umum, campuran dengan nisbah air-simen yang lebih rendah dan saiz agregat yang lebih besar cenderung menghasilkan kekuatan mampatan dan kekakuan yang lebih tinggi, yang seterusnya menyumbang kepada tenaga patah yang lebih besar (Al-Yousuf *et al.*, 2021; Stephen *et al.*, 2020). Sebagai contoh, konkrit dengan nisbah air-simen yang agak rendah, antara 0.23 hingga 0.35, serta saiz agregat 20 mm, secara amnya menunjukkan kekuatan mampatan yang lebih tinggi dan nilai tenaga patah yang sepadan lebih besar berbanding campuran dengan nisbah air-simen yang lebih tinggi (Wang *et al.*, 2020). Begitu juga, peningkatan modulus keanjalan lazimnya dikaitkan dengan rintangan yang lebih baik terhadap perambatan retak. Pemerhatian ini menunjukkan bahawa tenaga patah tidak bergantung kepada satu parameter sahaja, sebaliknya kepada kesan gabungan perpadaran campuran, sifat mekanik dan ciri agregat (Yin *et al.*, 2019).

Dalam pemodelan konstitutif bagi analisis unsur terhingga terhadap patahan konkrit, kekuatan tegangan, modulus keanjalan, nisbah Poisson dan tenaga patah lazimnya digunakan sebagai parameter bahan yang penting dalam hukum pemisahan-daya tarikan yang menerangkan FPZ (Azhar *et al.*, 2026). Kekuatan tegangan mentakrifkan aras tegasan kritikal apabila kerosakan mula berlaku, manakala modulus keanjalan mengawal kekakuan pra-retak dan tingkah laku ubah bentuk elastik bahan. Nisbah Poisson juga diperlukan untuk menerangkan tindak balas ubah bentuk berbilang arah konkrit di bawah beban dan untuk membentuk matriks konstitutif elastik yang realistik sebelum retak berlaku. Selepas permulaan retak, tindak balas patah tidak lagi dikawal semata-mata oleh kriteria berasaskan tegasan, tetapi juga oleh tenaga yang diperlukan untuk pertumbuhan retak. Oleh itu, tenaga patah memainkan peranan utama dalam pemodelan pemisahan daya tarikan kerana ia mengawal tingkah laku pelembutan selepas puncak melalui luas di bawah lengkung tegasan koheren-pemisahan (Omar *et al.*, 2025). Konsep FPZ menyediakan asas fizikal bagi pendekatan ini dengan mewakili zon tak linear di hadapan hujung retak, di mana tegasan koheren berkurang secara beransur-ansur apabila retak terbuka. Justeru, parameter-parameter ini secara kolektif membolehkan model berangka mensimulasikan keseluruhan proses patah konkrit, termasuk permulaan retak, perambatan stabil, tingkah laku pelembutan regangan dan kegagalan muktamad (Chowdhury & Gillespie, 2022).

Telah dibuktikan bahawa tenaga patah berubah mengikut kekuatan konkrit dan kedalaman takuk, dan penulis terdahulu menegaskan bahawa data tenaga patah yang diukur secara eksperimen masih terhad dalam literatur walaupun kepentingannya dalam pemodelan konstitutif dan simulasi unsur terhingga bagi peretakan konkrit (Yip *et al.*, 2023). Mereka seterusnya menunjukkan bahawa pendekatan Hillerborg, yang menggabungkan tingkah laku pelembutan daripada tindak balas beban-pesongan, menyediakan asas penilaian patah yang lebih realistik berbanding ungkapan empirik yang dipermudahkan. Dalam konteks ini, kajian ini penting kerana ia memperluas pemahaman terhadap tingkah laku tenaga patah dengan mengasingkan kesan saiz spesimen dan panjang bentang bagi konkrit berkekuatan normal. Oleh itu, kertas ini mengkaji tenaga patah konkrit grad C20/25 dengan penekanan khusus kepada kesan saiz spesimen dan panjang bentang sambil mengekalkan nisbah air-simen dan saiz maksimum batu yang malar. Bagi memastikan nilai tenaga patah yang dipilih adalah munasabah dan mewakili keadaan sebenar, kajian ini menilai tenaga patah menggunakan model Hillerborg dan membandingkannya dengan nilai yang diramalkan oleh model Bazant, CEB dan Oh. Ini merupakan sumbangan penting kerana kajian terdahulu menunjukkan bahawa tenaga patah sensitif terhadap kedua-dua parameter bahan intrinsik dan konfigurasi pengujian. Dapatan kajian ini dapat

membantu menjelaskan sama ada sifat bahan dan tenaga patah boleh dianggap sebagai sifat intrinsik bahan atau turut dipengaruhi oleh geometri struktur dan persediaan ujian, yang sangat relevan terhadap tafsiran eksperimen dan pemodelan patah berangk.

METODOLOGI PENYELIDIKAN

Bahagian ini menghuraikan prosedur penyediaan dan pengujian rasuk konkrit bertakuk, termasuk reka bentuk campuran, proses bancuhan, kaedah pengawetan dan protokol ujian sebelum penilaian tenaga patah dijalankan.

Penetapan Spesimen

Jadual 1 menyenaraikan tiga jenis saiz yang digunakan untuk mengkaji kesan saiz keratan rentas rasuk, kedalaman takuk dan nisbah bentang berkesan kepada kedalaman. Penetapan spesimen dilabelkan seperti yang diberikan dalam Jadual 1. Tiga spesimen rasuk bertakuk telah disediakan bagi setiap jenis saiz. Satu takuk-U diletakkan pada garisan tengah rasuk, dengan nisbah kedalaman takuk kepada kedalaman spesimen ditetapkan pada 0.3 seperti yang dicadangkan dalam ASTM E1820-22e1 dan JCI-S-001-2003. Semua takuk rasuk konkrit dibentuk dengan meletakkan plat keluli secara berpusat mengikut kedalaman yang ditetapkan, dengan lebar 4 mm.

Jadual 1: Penetapan spesimen

Nama spesimen	Dimensi (mm)	Nisbah S/D	Panjang rentang, S (mm)	Kedalaman takuk, a_0 (mm)	Luas ligamen (mm ²)
NB-GF-L	400 x 100 x 100	3.5	350	30	7000
NB-GF-M	500 x 100 x 100	4.5	450	30	7000
NB-GF-H	600 x 150 x 150	3.5	525	45	15750

Bancuhan Konkrit

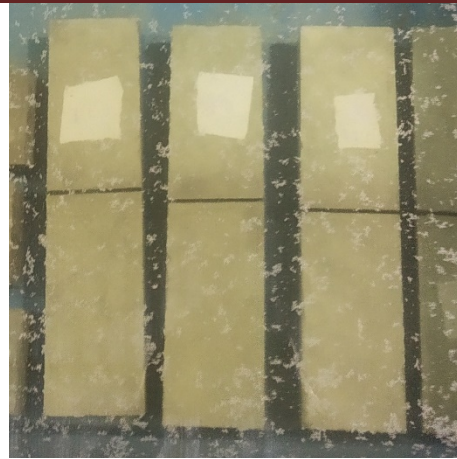
Reka bentuk campuran bagi rasuk konkrit biasa ditetapkan untuk mencapai kekuatan mampatan kubus ciri 25 MPa (Teychenne et al., 2010). Nisbah air-simen tetap sebanyak 0.59 digunakan, dengan julat slump sasaran antara 10 hingga 30 mm. Seperti yang ditunjukkan dalam Jadual 2, perkadaran campuran melibatkan simen, agregat halus dan agregat kasar. Agregat halus mempunyai graviti tentu 2.55, penyerapan air 5.05% dan saiz maksimum partikel 5 mm, dengan 40.4% melepasi ayak 0.6 mm. Agregat kasar mempunyai graviti tentu 2.65, penyerapan air 1.73% dan saiz maksimum 10 mm. Proses bancuhan konkrit dimulakan dengan meletakkan plat keluli (setebal 4 mm) pada bahagian bawah tengah bentang acuan (rujuk Rajah 1(a)), diikuti dengan sapuan gris untuk memudahkan pengeluaran selepas tuangan. Konkrit dibancuh menggunakan penggaul dram selepas semua bahan ditimbang dengan tepat. Keboleherjaan dinilai menggunakan ujian slump (BS-EN-12350-2:2019, 2019). Konkrit dituang dalam lapisan setinggi 50 mm, dipadatkan menggunakan penggetar poker konkrit dan diratakan pada bahagian atas. Rajah 1(b) menunjukkan pengawetan dilakukan dengan merendam spesimen sepenuhnya di dalam tangki air pada suhu bilik selama 28 hari (BS-EN-12390-2:2019, 2019). Nilai slump direkodkan sebanyak 20 mm, iaitu berada dalam julat yang ditetapkan.

Jadual 2: Reka bentuk campuran konkrit C20/25

Bahan	Air	Simen	Pasir sungai	Batu
Nisbah campuran	0.59	1	2.78	3.13
Kuantiti (kg/m ³)	190	320	890	1000



(a) Meletakkan plat keluli sebagai rasuk bertakuk



(b) Proses pengawetan basah

Rajah 1: Antara kerja-kerja rasuk konkrit

Sifat-sifat Bahan

Empat ujian utama terhadap konkrit terkeras telah dijalankan sebelum analisis tenaga patah, iaitu kekuatan mampatan kubus, kekuatan tegangan belahan silinder, modulus keanjalan dan nisbah Poisson. Ujian konkrit terkeras dilakukan ke atas tiga spesimen kubus berukuran 100 mm × 100 mm × 100 mm. Ujian kekuatan mampatan dijalankan menggunakan mesin ujian sejagat dengan kadar beban terkawal 0.6 MPa/s seperti dilampirkan di Rajah 2(a) (BS-EN-12390-3:2019). Selain itu, kekuatan tegangan belahan konkrit diukur menggunakan ujian tegangan belahan ke atas spesimen silinder mengikut piawai berkaitan (BS-EN-12390-6:2009, 2009). Tiga spesimen silinder konkrit bersaiz 150 mm × 300 mm telah disediakan dan nilainya dipuratakan juga. Rajah 2(b) menunjukkan ujian tegangan belahan. Kadar beban yang digunakan adalah malar pada 0.05 ± 0.1 MPa/s. Kekuatan mampatan dan kekuatan tegangan pada umur 28 hari masing-masing ialah 27.2 MPa dan 2.47 MPa. Sementara itu, ketumpatan kering konkrit terkeras diukur sebanyak 2210 kg/m³.



(a)



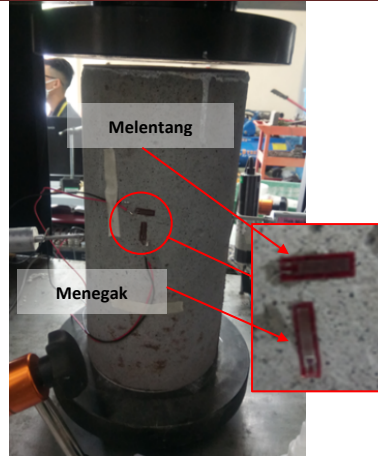
(b)

Rajah 2: Persediaan (a) Ujian mampatan dan (b) ujian tegangan pemisahan

Rajah 3 menunjukkan persediaan ujian bagi menentukan modulus keanjalan dan nisbah Poisson silinder konkrit di bawah ujian mampatan, masing-masing mengikut BS EN 12390-13:2021 dan ASTM C469/C469M-22. Empat spesimen silinder berdiameter 150 mm dan panjang 300 mm telah disediakan. Spesimen tersebut dirata menggunakan Gypsum S-630 untuk menghasilkan permukaan yang rata. Lebihan gypsum dibuang dengan menekan permukaan konkrit menggunakan plat kaca tebal seperti ditunjuk di Rajah 3(a). Seterusnya, aras gelembung bulat digunakan bagi memastikan permukaan silinder adalah rata. Modulus keanjalan diukur menggunakan mesin UTM pada kadar beban 0.6 MPa/s. Data modulus keanjalan direkodkan menggunakan perakam data dalaman yang disambungkan kepada mesin UTM. Nisbah Poisson pula ditentukan dengan melekatkan dua tolak regangan jenis FLA-10-11 yang disusun dalam arah mendatar dan menegak pada bahagian tengah panjang silinder seperti di Rajah 3(b). Panjang tolak ialah 10 mm dan faktor tolak 2.11 digunakan ke atas output data seperti yang dicadangkan dalam helaian pengeluaran. Tolak regangan tersebut disambungkan kepada perakam data luaran seperti diberikan di Rajah 3(c).



(a) Permukaan atas Silinder dilaraskan



(b) Tolok terikan searah telah meletakkan kedua-dua arah

(c) Ujian silinder mampatan mesin UTM disambungkan kepada pencatat data luaran
Rajah 3: Persediaan ujian modulus elastik dan nisbah Poisson pada konkrit

Modulus keanjalan dan nisbah Poisson ditentukan daripada spesimen silinder di bawah persediaan ujian mampatan. Gambar-gambar spesimen sebelum dan selepas ujian ditunjukkan dalam Rajah 4. Modulus keanjalan diukur dalam julat tegasan 20% hingga 40% daripada tegasan maksimum. Rajah 5(a) menunjukkan profil tegasan-terikan tipikal bagi spesimen yang diukur, bersama contoh pengiraan modulus keanjalan bagi Sampel Silinder 2, ditunjukkan dalam Rajah 5(a). Nisbah Poisson dikira daripada spesimen ujian yang sama apabila terikan memanjang mencapai 20%. Hubungan linear antara terikan memanjang dan terikan sisi digunakan dalam contoh pengiraan untuk menentukan nisbah Poisson seperti yang ditunjukkan dalam Rajah 5(b). Nilai modulus keanjalan, nisbah Poisson dan kekuatan konkrit tanpa takuk telah disenaraikan dalam Jadual 3. Modulus keanjalan dan nisbah Poisson bagi konkrit M25 masing-masing didapati sebanyak 26.16 GPa dan 0.197.

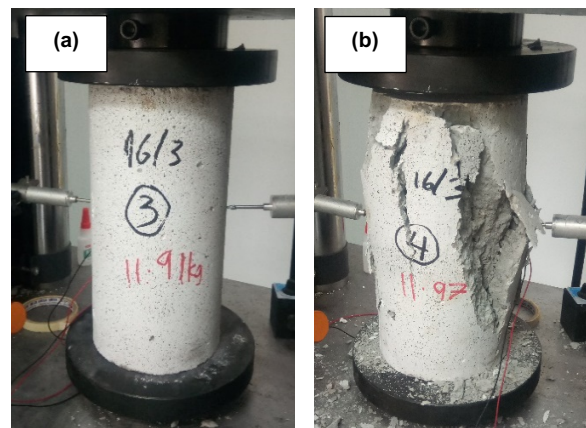
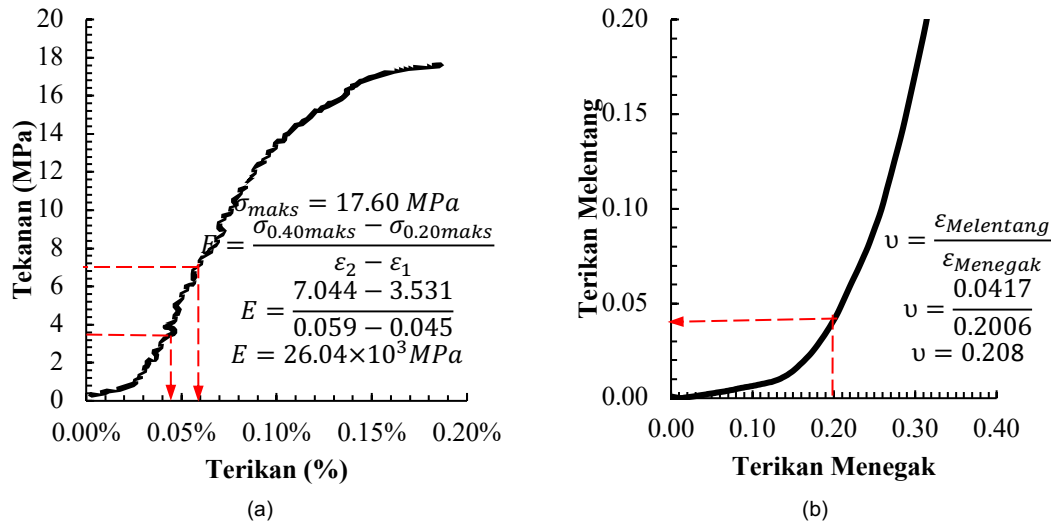


Figure 4: (a) Sebelum dan (b) selepas diuji.



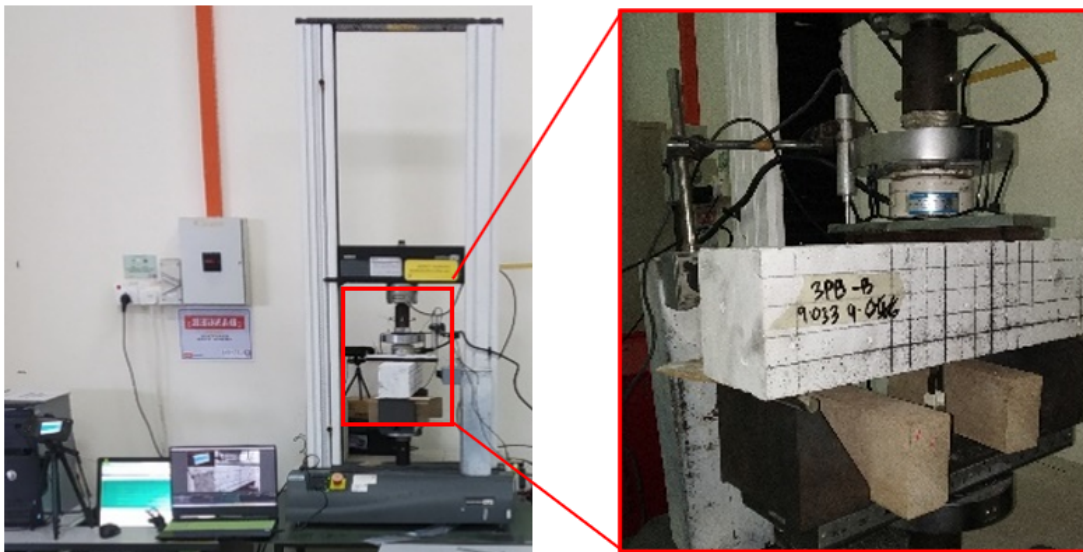
Rajah 5: (a) Lengkung tegasan-terikan untuk modulus elastik; (b) Lengkung terikan melintang-menegak untuk nisbah Poisson

Jadual 3: Modulus elastik dan nisbah Poisson

Spesimen	Modulus elastik, E_m (GPa)	nisbah Poisson, ν
Sampel 1	25.94	0.192
Sampel 2	26.04	0.208
Sampel 3	26.51	0.189
Purata	26.16 ± 0.31	0.197 ± 0.010

Tenaga Patah, G_F

Tenaga patah bagi bahan rapuh diperkenalkan terutamanya melalui model Hillerborg, yang mengandaikan bahawa kerja yang dilakukan oleh beban luar adalah sama dengan tenaga yang diperlukan untuk membentuk luas permukaan retak. Oleh itu, tenaga patah dikira dengan mengintegrasikan luas di bawah lengkung beban-pesongan yang diukur dan membahagikannya dengan luas ligamen (bahagian yang tidak retak). Rajah 6 menunjukkan rasuk bertakuk yang diuji di bawah lenturan tiga titik. Mesin ujian sejagat (UTM) ditetapkan pada kelajuan malar 0.1 mm/min untuk menyediakan masa yang mencukupi bagi pengesanan perambatan retak dan untuk mengelakkan kegagalan secara mendadak. Data beban dan pesongan diperoleh daripada rekod data di UTM. Semua spesimen ujian dikendalikan dengan berhati-hati untuk mengelakkan permulaan retak atau kerosakan sebelum ujian mekanik dijalankan.



Rajah 6: Penentuan tenaga patah menggunakan persediaan ujian Lenturan 3 Titik

Beberapa kajian eksperimen telah melaporkan nilai tenaga patah konkrit biasa dengan kekuatan reka bentuk yang berbeza. Secara umum, tenaga patah ditakrifkan sebagai jumlah kerja yang

diperlukan untuk mematahkan spesimen sepenuhnya bagi setiap unit luas ligament (Jirasek *et al.*, 2004). Konkrit biasa lazimnya mempunyai nilai tenaga patah dalam julat 75 hingga 150 N/m, bergantung pada gred konkrit masing-masing (Muralidhara *et al.*, 2011). Tenaga patah dikira dalam kawasan fasa pelembutan lengkung tegasan-terikan yang berkaitan dengan tenaga yang terlepas semasa pemisahan lengkap satu unit luas konkrit biasa. Untuk diaplikasikan kepada bahan konkrit biasa, Hillerborg (1985) mencadangkan bahawa tenaga patah diukur menggunakan Persamaan (1).

$$G_c = \frac{U_o + m_g d_o}{B(W - a_o)} \quad (1)$$

di mana, U_o ialah kawasan di bawah fasa pelembutan lengkung tegasan-terikan yang diperoleh daripada ujian lenturan, m_g ialah berat spesimen, d_o merujuk kepada pesongan titik beban pada patah, B ialah lebar spesimen, W ialah lebar spesimen dan a_o merujuk kepada kedalaman takuk.

Selain itu, Bazant (2002) dan Comite-Euro-International-du-Beton (1993) (CEB) mencadangkan ungkapan tenaga patah yang mengambil kira sifat intrinsik bahan seperti saiz agregat, kekuatan mampatan dan nisbah air-simen. Ungkapan untuk mengira tenaga patah daripada model Bazant dan CEB masing-masing diberikan dalam Persamaan (2) dan (3). Kedua-dua model memerlukan nilai kekuatan mampatan yang diukur dan saiz agregat maksimum; konkrit yang lebih kuat dikaitkan dengan nilai tenaga patah yang lebih besar (Trunk and Wittmann, 1998). Selepas itu, Oh *et al.* (1999) turut mencadangkan satu lagi formula mudah untuk memperoleh tenaga patah konkrit biasa seperti dalam Persamaan 4 dengan meramalkan kekuatan tegangan dan modulus keanjalan daripada kekuatan mampatan kubus.

$$G_c = 2.5\alpha_o \left(\frac{f_c}{0.058}\right)^{0.4} \left(1 + \frac{D_{max}}{1.94}\right)^{0.43} \left(\frac{w}{c}\right)^{-0.18} \quad (2)$$

$$G_c = [0.0143\alpha_o(D_{max})^2 - 0.5D_{max} + 26] \left(\frac{f_c}{10}\right)^{0.7} \quad (3)$$

di mana, α_o ialah faktor bentuk agregat ($\alpha_o = 1$ untuk agregat bulat, $\alpha_o = 1.12$ untuk agregat sudut), f_c ialah kekuatan mampatan konkrit, D_{max} ialah saiz agregat maksimum, dan w/c ialah nisbah air-simen konkrit.

$$G_c = \frac{54.24f_t d_a}{E_c} \quad (4)$$

di mana, f_t ialah kekuatan tegangan konkrit, d_a ialah diameter maksimum agregat dan E_c ialah modulus keanjalan dalam mampatan silinder.

DAPATAN KAJIAN

Bahagian ini membincangkan pemerhatian kegagalan dan keputusan tenaga patah bagi rasuk konkrit.

Pemerhatian Kegagalan

Rajah 6 menunjukkan susunan ujian lenturan tiga titik serta keadaan spesimen rasuk bertakuk NB-GF-L, NB-GF-M dan NB-GF-H sebelum dan selepas ujian. Sebelum pengujian, setiap spesimen disediakan dengan satu takuk di bahagian bawah pada tengah bentang bagi memastikan titik permulaan retak yang terkawal dan untuk menumpukan kegagalan tegangan pada kawasan tengah bentang. Selepas pengujian, semua spesimen membentuk satu retak utama yang bermula pada hujung takuk dan merambat hampir secara menegak melalui kedalaman rasuk, yang merupakan ciri patah mod-I di bawah pembebanan lenturan. Pemerhatian selepas kegagalan menunjukkan bahawa konfigurasi bertakuk tersebut berjaya mengawal laluan retak dan menumpukan proses patah dalam zon yang dikehendaki. Oleh sebab takuk-U digunakan, permulaan retak berlaku secara konsisten pada atau berhampiran hujung takuk, iaitu kawasan dengan kepekatan tegasan paling tinggi. Retak tersebut kemudiannya merambat secara beransur-ansur ke atas sehingga spesimen terpisah sepenuhnya. Tingkah laku perambatan retak ini menunjukkan corak yang sama seperti kerja terdahulu (Rahman *et al.*, 2016). Pertumbuhan retak yang beransur-ansur ini dapat dirakam dengan jelas disebabkan kadar beban yang perlahan semasa ujian, yang membolehkan proses patah diperhatikan dengan lebih stabil dan terkawal. Tingkah laku ini penting dalam analisis patah kerana ia membolehkan tafsiran yang lebih jelas terhadap permulaan retak, perambatan retak dan pelembutan selepas puncak. Perbincangan yang lebih terperinci akan diberikan dalam subseksyen seterusnya berdasarkan lengkung beban-pesongan.

N/m dan 61.44 N/m. Berbanding dengan keputusan Hillerborg, model Bazant menganggarkan tenaga patah yang lebih rendah, manakala model Oh menganggarkannya lebih tinggi. Model CEB memberikan ramalan yang paling hampir dengan nilai Hillerborg, menunjukkan kesepadanan yang lebih baik dengan tingkah laku patah yang diperolehi secara eksperimen.

Jadual 4: Nilai tenaga rekahan berdasarkan model Hillerborg

Spesimen	B (mm)	W (mm)	a_0 (mm)	m_g (N)	U_0 (N mm)	d_0 (mm)	G_F (N/m)	Purata G_F (N/m)
NB-GF-L-1	100	100	30	88.62	188.61	2.25	55.43	54.903 ± 1.08
NB-GF-L-2	100	100	30	89.78	167.89	2.47	55.62	
NB-GF-L-3	100	100	30	87.65	161.75	2.44	53.66	
NB-GF-M-1	100	100	30	112.56	211.20	1.45	53.49	55.047 ± 1.55
NB-GF-M-2	100	100	30	115.95	210.35	1.51	55.06	
NB-GF-M-3	100	100	30	116.15	244.17	1.31	56.59	
NB-GF-H-1	150	150	45	303.52	458.07	1.43	56.62	55.414 ± 1.08
NB-GF-H-2	150	150	45	304.50	355.56	1.56	52.74	
NB-GF-H-3	150	150	45	300.19	410.77	1.62	56.89	

Jadual 5: Nilai tenaga patah berdasarkan model-model lain

Model	f_c (MPa)	α_0 (mm)	D_{max} (m)	w/c	G_F (N/m)
Bazant	25.5	1.12	0.010	0.59	35.21
CEB	25.5	1.12	0.010	-	50.06
Model	E_c (GPa)	f_t (MPa)	D_{max} (mm)	-	G_c (N/m)
Oh, <i>et. al.</i>	29.13	3.3	10	-	61.44

Jadual 6 merumuskan nilai tenaga patah yang diperolehi daripada semua model untuk memudahkan perbandingan. Purata tenaga patah daripada model Hillerborg ialah 55.12 ± 0.26 N/m, yang terletak di antara ramalan model CEB dan Oh. Ini menunjukkan bahawa nilai Hillerborg adalah munasabah dan selaras dengan julat yang dijangkakan bagi konkrit biasa berkekuatan 25 MPa. Variasi yang tidak signifikan dalam keputusan Hillerborg bagi NB-GF-L, NB-GF-M dan NB-GF-H juga menyokong pandangan bahawa tenaga patah adalah relatif stabil bagi bancuhan konkrit semasa walaupun terdapat sedikit perbezaan geometri dari segi saiz rasuk dan panjang bentang. Dapatan yang sama turut dilaporkan oleh Rahman *et al.*, yang mencadangkan bahawa tenaga patah konkrit biasa dengan kekuatan mampatan kubus 25 MPa berada dalam julat 18 N/m hingga 84 N/m. Oleh itu, nilai tenaga patah 55.12 N/m telah diambil sebagai nilai wakil bagi rasuk konkrit untuk analisis dan pemodelan masa hadapan.

Jadual 6: Tenaga patah konkrit C20/25

Nama spesimen	Tenaga patah, G_F (N/m)				
	Hillerborg	Bazant	CEB	Oh	
NB-GF-L	54.90	55.12 \pm 0.26	35.21	50.06	61.44
NB-GF-M	55.05				
NB-GF-H	55.41				

KESIMPULAN

Kajian ini menyiasat tenaga patah konkrit gred C20/25 menggunakan ujian lenturan tiga titik ke atas spesimen rasuk bertakuk dengan saiz dan panjang bentang yang berbeza. Berdasarkan pemerhatian eksperimen, semua rasuk gagal dalam mod patah mod-I yang terkawal, dengan retak bermula pada hujung takuk-U dan merambat secara beransur-ansur melalui ligamen sehingga pemisahan lengkap berlaku. Kadar beban yang perlahan membolehkan pertumbuhan retak yang stabil dirakam dengan jelas dan menyokong pengukuran tenaga patah yang boleh dipercayai. Model Hillerborg menghasilkan nilai tenaga patah dalam julat 54.90 hingga 55.41 N/m, menunjukkan hanya peningkatan kecil apabila saiz rasuk dan panjang bentang bertambah. Ini menunjukkan bahawa kesan geometri spesimen terhadap tenaga patah adalah relatif tidak signifikan apabila nisbah air-simen dan saiz agregat dikekalkan malar. Berbanding dengan model ramalan lain, model Bazant menganggarkan tenaga patah yang lebih rendah, model Oh menganggarkannya lebih tinggi, dan model CEB memberikan penghampiran paling hampir kepada nilai yang diperolehi secara eksperimen. Oleh itu, nilai tenaga patah wakil bagi konkrit semasa diambil sebagai 55.12 N/m. Secara keseluruhan, kajian ini mengesahkan bahawa kaedah kerja-patah Hillerborg sesuai digunakan untuk menentukan tenaga patah konkrit berkekuatan normal dan menyediakan parameter bahan yang boleh dipercayai untuk pemodelan konstitutif dan analisis unsur terhingga pada masa hadapan berdasarkan hukum pemisahan-daya tarikan. Kajian lanjut dicadangkan untuk menilai pelbagai gred konkrit, geometri takuk dan konfigurasi pembebanan yang lebih luas bagi mewujudkan pangkalan data tenaga patah yang lebih menyeluruh untuk aplikasi pemodelan berangka.

Penghargaan

Penulis merakamkan penghargaan bahawa kajian ini disokong oleh Bina Kemuncak Cemerlang Sdn. Bhd. dan Universiti Sains Malaysia di bawah Geran Industri Projek No. R504-LR-GAL007-0000001686-B157.

Rujukan

- Al-Yousuf, A., Pokharel, T., Lee, J., Gad, E., Abdouka, K., & Sanjayan, J. (2021). Effect of fly ash and slag on properties of normal and high strength concrete including fracture energy by wedge splitting test: Experimental and numerical investigations. *Construction and Building Materials*, 271, 121553. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121553>
- ASTM-C469/C469M-22. (2022). Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson's Ratio of Concrete in Compression. In *ASTM International Standard*.
- ASTM-E1820-22e1. (2022). Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. In *ASTM International Standard*.
- Azhar, S., Sugiman, S., Omar, Z., & Ahmad, H. (2026). Numerical Modelling of concrete beams strengthened with co-cured CFRP plates with a mussel shell modified epoxy (MME): An XFEM-CZM traction – separation framework with experimental works validation. 123.
- Bazant, Z. P. (2002). Concrete fracture models: testing and practice. *Engineering Fracture Mechanics*, 69(1), 165–205.
- BS-EN-12350-2:2019. (2019). Testing fresh concrete - Part 2: Slump test. In *BS Institute Standard*.
- BS-EN-12390-13:2021. (2021). Testing hardened concrete - Part 13: Determination of secant modulus of elasticity in compression. In *BS Institute Standard*.
- BS-EN-12390-6:2009. (2009). Testing hardened concrete - Part 6: Tensile splitting strength of test specimens. In *BS Institute Standard*.
- BS-EN-12390-2:2019. (2019). Testing hardened concrete - Part 2: Making and curing specimens for strength tests. In *BS Institute Standard*.
- BS-EN-12390-3:2019. (2019). Testing hardened concrete - Part 3: Compressive strength of test specimens. In *BS Institute Standard*.
- Chowdhury, S. C., & Gillespie, J. W. (2022). Strain-rate dependent mode I cohesive traction laws for glass fiber-epoxy interphase using molecular dynamics simulations. *Composites Part B: Engineering*, 237(April), 109877. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2022.109877>
- Comite-Euro-International-du-Beton. (1993). *CEB-FIB Model Code 990*.
- Esfahani, M. (2007). Fracture mechanics of concrete. *Tehran Polytechnic Press*.
- Hillerborg, A., Modeer, M., & Peterson, P. E. (1976). Analysis of crack propagation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6(6), 773–782.
- JCI-S-001-2003. (2003). Method of test for fracture energy of concrete by use of notched beam. In *Japanese Concrete Institute Standard*.
- Jirasek, M., Rolshoven, S., & Grassl, P. (2004). Size effect on fracture energy induced by non-locality. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 28(7), 653–670. <https://doi.org/https://doi.org/10.1002/nag.364>
- Meh, K. M. F. K., Omar, Z., & Mohamed, S. K. (2026). Compressive Strength – Water Absorption Behaviour of Concrete with Coal Bottom Ash as Sand Replacement across Water – Cement Ratios. *Journal of Building Material Science*, 08(01), 69–84.
- Momber, A. W. (2003). An SEM-study of high-speed hydrodynamic erosion of cementitious composites. *Composites Part B: Engineering*, 34(2), 135–142. [https://doi.org/10.1016/S1359-8368\(02\)00082-3](https://doi.org/10.1016/S1359-8368(02)00082-3)
- Muralidhara, S., Prasad, B. K. R., Karihaloo, B. L., & Singh, R. K. (2011). Size independent fracture energy in plain concrete beams using tri-linear model. *Building Material*, 25(7), 3051–3058.
- Oh, B. H., Jang, S. Y., & Byun, H. K. (1999). Prediction of fracture energy of concrete. *KCI Concrete Journal*, 11(3), 211–221.
- Omar, Z., Ahmad, H., Sugiman, S., Mansor, H., Mohamed, S. K., & Ku Meh, K. M. F. (2025). Structural Interaction Between Woven Kenaf FRP Plates and Notched Concrete Beams Under Flexural Loading. *Journal of Infrastructure Preservation and Resilience*, 6(25), 1–17. <https://doi.org/https://doi.org/10.1186/s43065-025-00139-x>
- Rahman, N. A., Jaini, Z. M., Nadia, N., & Zahir, M. (2015). Fracture Energy of Foamed Concrete by Means of The Three-Point Bending Tests on Notched Beam Specimens. 10(15), 6562–6570.
- Rahman, N. A., Jaini, Z. M., Rahim, N. A. A., & Razak, S. A. A. (2016). An Experimental Study on the Fracture Energy of Foamed Concrete Using V-Notched Beams. 9, 1–12. <https://doi.org/10.1007/978-981-287-290-6>
- Shah, S. P., & Ouyang, C. (1993). Toughening mechanisms in quasi-brittle materials. *Journal of Engineering Material and Technology*, 115(3), 300–307. <https://doi.org/https://doi.org/10.1115/1.2904222>
- Stephen, I., Hughes, E., & Das, S. (2020). Reinforced concrete beams strengthened with basalt fibre fabric – A parametric study. *Structures*, 27(June), 309–318. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2020.05.008>
- Teychenne, D. C., Franklin, R. E., & Erntroy, H. C. (2010). *Design of normal concrete mixes*. Building Research Establishment Ltd.
- Trunk, B., & Wittmann, F. H. (1998). Experimental investigation into the size dependence of fracture mechanics parameters. *Structures, Proceedings of Third International Conference of Fracture Mechanics of Concrete*.
- Wang, X., Saifullah, H. A., Nishikawa, H., & Nakarai, K. (2020). Effect of water–cement ratio, aggregate type, and curing temperature on the fracture energy of concrete. *Construction and Building Materials*, 259, 119646. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.119646>
- Yang, Z., & Liu, G. (2008). Towards fully automatic modelling of the fracture process in quasi-brittle and ductile materials: A unified crack growth criterion. *Journal of Zhejiang University Science*, 9(7), 1762–1775.
- Yin, Y., Qiao, Y., & Hu, S. (2019). Four-point bending tests for the fracture properties of concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 211(November 2018), 371–381. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2019.03.004>
- Yip, C. L., Mohamad, H. M., & Ahmad, H. (2023). Fracture Energy Measurement in Different Concrete Grades. 2, 143–150.